第 51 卷 第 5 期
2015 年 5 月 第603-611 页

金属学报
ACTA METALLURGICA SINICA

Vol.51 No.5
May 2015 pp.603-611

液态金属冷却法制备重型燃机定向结晶空心叶片凝固过程的实验与模拟*

卢玉章[1] 席会杰[2] 申 健[1] 郑 伟[1] 谢 光[1,3] 楼琅洪[1] 张 健[1,3]

1) 中国科学院金属研究所, 沈阳 110016
2) 哈尔滨汽轮机厂有限责任公司, 哈尔滨 150000
3) 中国科学院金属研究所沈阳材料科学(联合)国家实验室, 沈阳 110016

摘 要 利用高温度梯度定向凝固-液态金属冷却(LMC)技术制备了重型燃机定向结晶空心高压涡轮叶片, 采用ProCAST有限元模拟软件计算了LMC定向凝固工艺下, 不同抽拉速率时空心定向结晶叶片凝固过程的温度场、晶粒组织以及一次枝晶间距(PDAS), 预测了抽拉速率对杂晶、雀斑等缺陷的影响. 结果表明, 模拟结果与实验结果吻合良好. 随着抽拉速率增加, 叶片的凝固速率、冷却速率均增加, 远高于高速凝固法(HRS)的凝固速率、冷却速率; 叶片不同部位达到最大纵向温度梯度时的抽拉速率不同, 纵向温度梯度是评价定向工艺的有效方法; LMC工艺制备的燃机叶片消除了雀斑缺陷, PDAS远小于HRS工艺.

关键词 液态金属冷却, 定向凝固, 重型燃机叶片, 数值模拟

中图法分类号 TG132 **文献标识码** A **文章编号** 0412-1961(2015)05-0603-09

EXPERIMENTAL AND SIMULATION STUDY OF DIRECTIONAL SOLIDIFICATION PROCESS FOR INDUSTRIAL GAS TURBINE BLADES PREPARED BY LIQUID METAL COOLING

LU Yuzhang[1], *XI Huijie*[2], *SHEN Jian*[1], *ZHENG Wei*[1], *XIE Guang*[1,3], *LOU Langhong*[1], *ZHANG Jian*[1,3]

1) Institute of Metal Research, Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110016
2) Harbin Turbine Company Limited, Harbin 150000
3) Shenyang National Laboratory for Materials Science, Institute of Metal Research, Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110016

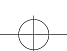
Correspondent: ZHANG Jian, professor, Tel: (024)23971196, E-mail: jianzhang@imr.ac.cn

Supported by High Technology Research and Development Program of China (Nos.2012AA03A511 and 2012AA03A513) and National Basic Research Program of China (No.2010CB631201)

Manuscript received 2014-08-11, in revised form 2015-02-05

ABSTRACT Advanced aero and power generation industry needs high-performance gas turbine. As key parts of gas turbine directionally solidified (DS) columnar grain and single crystal (SX) blades operate in heavy stress and high temperature conditions. The continuous demand for increasing turbine inlet temperature and aggressive environment has pushed alloy designers to develop DS and SX Ni-based blade alloys that contain high amount of

* 国家高技术研究发展计划项目2012AA03A511和2012AA03A513及国家重点基础研究发展计划项目2010CB631201资助
收到初稿日期: 2014-08-11, 收到修改稿日期: 2015-02-05
作者简介: 卢玉章, 男, 1984年生, 博士生
DOI: 10.11900/0412.1961.2014.00449



alloying elements. DS process of blades using such alloys has become a challenging task. The small DS and SX blades are usually produced by high rate solidification (HRS) process. However, the growth of large DS and SX blades requires directional solidification with a sustained thermal gradient along the DS direction. By increasing the thermal gradient, the dendrites are refined, which results in a mechanically-superior DS and SX with reduced defects. One method to achieve consistent and higher thermal gradients is the utilization of the liquid metal cooling (LMC) process. In this method, heat extraction from the outer surface of the mold during DS relies on heat conduction rather than radiation in the conventional HRS process. The optimization of the LMC process is difficult and costly by experimental methods, especially for the complexly shaped industry gas turbine (IGT) blades because of the complicated process parameters associated with the technique. Numerical simulation is an efficient method to solve this problem. In this work, directionally solidified industry gas turbine hollow blades were prepared by high gradient LMC process. Liquid Sn was used as cooling medium. The temperature fields, macrostructures, primary dendrite arm spacing (PDAS) at various withdrawal rates during LMC process have been calculated with ProCAST software. The impact of withdrawal rate on formation of stray grains and freckles was predicted. The calculated results and the experimental observations agreed well. The solidification rates and cooling rates were found to increase with the increase of withdrawal rate. The axial thermal gradient was high and stable during the LMC process. It was found that stray grains would not block the growth of original grains at optimized withdrawal rate. No freckles were observed in the industry gas turbine hollow blades prepared by LMC technique due to the high cooling rate. Though the mean diameters of columnar grains in LMC blades were almost identical to that observed in HRS blades, the PDAS were more than 50% refined in LMC blades than those in HRS blades.

KEY WORDS liquid metal cooling, directional solidification, industry gas turbine blade, numerical simulation

由燃气轮机和蒸汽轮机组成的燃气-蒸汽联合循环是目前人类已掌握的热-功转换效率最高的大规模商业化发电方式, 发达国家对发展重型燃气轮机极为重视, 在核心技术领域处于垄断地位, 对我国这样一个以煤为主要能源资源的国家, 发展先进重型燃气轮机具有紧迫的现实意义和重要的战略意义[1]. 为了提高涡轮叶片的承温能力, 燃气轮机用涡轮叶片广泛使用定向凝固技术制备的定向柱晶叶片或单晶叶片[2]. 与航空叶片相比, 燃机叶片尺寸、重量巨大, 易产生铸造缺陷, 制备难度极高.

目前国内广泛使用的定向凝固技术是比较成熟的高速凝固法(HRS)[3~5]. 模壳置于水冷结晶器上, 并在保温炉中预热, 在模壳中浇入熔融的金属后, 将模壳从保温炉中拉出, 形成定向凝固铸件. 热量主要是通过水冷结晶器的热传导和铸件向炉体的辐射散失, 随着铸件的不断凝固, 通过结晶器散失的热量逐渐减少, 温度梯度降低. 当铸件尺寸较大时, 容易出现缩孔、斑点、小角度晶界、断晶、杂晶等缺陷[6~9]. 为控制上述缺陷, 大型叶片定向凝固的抽拉速率一般被控制在很低的水平, 但这会带来生产效率降低、钢液与型壳反应加剧、型芯变形等问题, 因此, 利用HRS法制备大尺寸的燃机定向叶片面临很大挑战[10].

近年来国外对液态金属冷却法(LMC)制备大尺寸定向铸件进行了深入的研究[11,12]. LMC工艺中, 铸型以一定的速度逐渐拉入低熔点液态金属熔池, 传热方式以液态金属的传导以及对流为主, 温度梯度和冷却速率远远大于HRS工艺, 铸型尺寸增大时, 其温度梯度基本保持不变. 与传统的HRS工艺相比, 生产效率显著提高, 材料组织均匀, 微观偏析小[13].

由于LMC工艺引入了低熔点液态金属作为冷却介质, 凝固过程工艺参数的交互作用非常复杂, 利用数值模拟可以有效的缩短实验周期、降低实验成本. 针对LMC工艺, Kermanpur等[14]使用有限元软件ProCAST建立了三维模型, 对叶片定向凝固过程中的温度分布进行了计算, 并且使用元胞自动机(CAFE)方法对凝固后的晶粒取向进行了预测; Elliott等[15]使用模拟的方法分析了LMC工艺中凝固参数对温度梯度的影响, 结果表明铸件与模壳之间的传热系数是LMC工艺最敏感的参数; 研究[16]还表明, LMC工艺下抽拉速率可以达到HRS的3倍, 并且一次枝晶间距细化50%左右; Miller和Pollock[17]研究了LMC工艺下单晶试棒以及单晶模拟件凝固过程各种凝固参数, 结果表明LMC工艺可以有效的细化树枝晶, 对制备大尺寸单晶铸件有明显优势, 但是在实际制备大尺寸定向结晶空心叶片的过程中应用数值模拟优化定向工艺的研究开展的很少.

本工作利用有限元软件ProCAST模拟计算了LMC工艺下大尺寸定向结晶空心叶片凝固过程的

温度场, 预测了晶粒组织的演变以及抽拉速率对晶粒缺陷、晶粒尺寸、一次枝晶间距的影响, 并根据模拟结果进行对比实验, 成功制备出重型燃机用大尺寸定向空心叶片.

1 实验与模拟方法

1.1 实验方法

实验设备为金属研究所自主研制的大型液态金属冷却定向凝固设备, 以液态金属Sn作为冷却介质. 所用材料为抗热腐蚀高温合金DZ411, 合金的名义成分(质量分数, %)为: Cr 15,Ta 4, Co 11, W 3, Mo 2, Al 4, Ti 5, Ni余量. 合金的固相线和液相线温度分别为1245和1319 ℃. 本实验所制备的叶片为重型燃气轮机用大型定向结晶空心叶片, 叶片毛坯长约500 mm, 重约20 kg, 内部具有复杂的气体冷却通道, 叶片形状复杂, 各部位尺寸差异较大, 这些都是叶片制备的难点, 如图1所示.

制备的大型定向结晶空心叶片经过切割、脱除型芯后, 进行宏观腐蚀观察宏观晶粒组织, 利用线切割自叶尖按10, 30, 60, 100, 160, 200, 240, 300和360 mm切割横截面, 金相腐蚀后采用Axio Vert.A1型金相显微镜(OM)观察枝晶组织, 按照下式统计一次枝晶间距 λ_1:

$$\lambda_1 = n_p^{-1/2} \tag{1}$$

式中, n_p为单位面积内的枝晶数目.

晶粒平均直径D由下式计算:

$$D = 2(s/\pi)^{-1/2} \tag{2}$$

式中, s为晶粒的平均面积.

1.2 模拟方法

模拟计算使用ProCAST商业软件, 利用文献[18,19]中的边界条件. 重型燃机叶片的三维网格划分如图1a所示, 主要计算了抽拉速率为V_1, V_2, V_3, V_4, V_5 ($V_1<V_2<V_3<V_4<V_5$)时, 固液界面的形状、纵向温度梯度、冷却速率, 通过对比以上参数优化定向凝固工艺后, 计算了一次枝晶间距 λ_1 以及晶粒组织, 并与实际叶片进行了对比. 一次枝晶间距的计算方法按照Hunt[20]以及Kurz和Fisher[21]提出的计算模型:

$$\lambda_1 = A_1 G^{-1/2} V^{-1/4} \tag{3}$$

式中, A_1是与材料有关的常数, G为温度梯度, V为凝固速率. 实际凝固过程中, 凝固速率并不等于抽拉速率, 因此均采用实际凝固速率而非抽拉速率.

2 结果与讨论

不同抽拉速率下, 叶片相同位置固液(solidus/liquidus, S/L)界面的形状以及其与Sn液面的位置关系如图2所示. 可以看出, 抽拉速率为V_1时, 叶身形状尺寸对凝固界面的影响很小. 随着抽拉速率的升高(V_3), 凝固界面逐渐下移, 曲率逐渐增加, 不利于

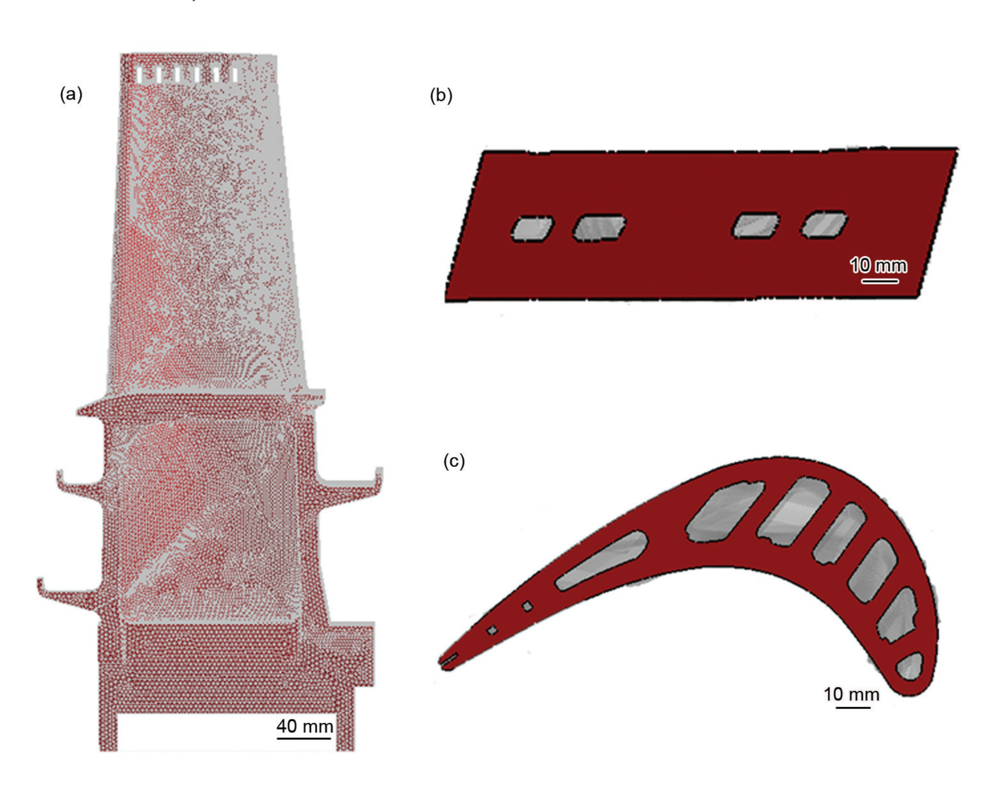
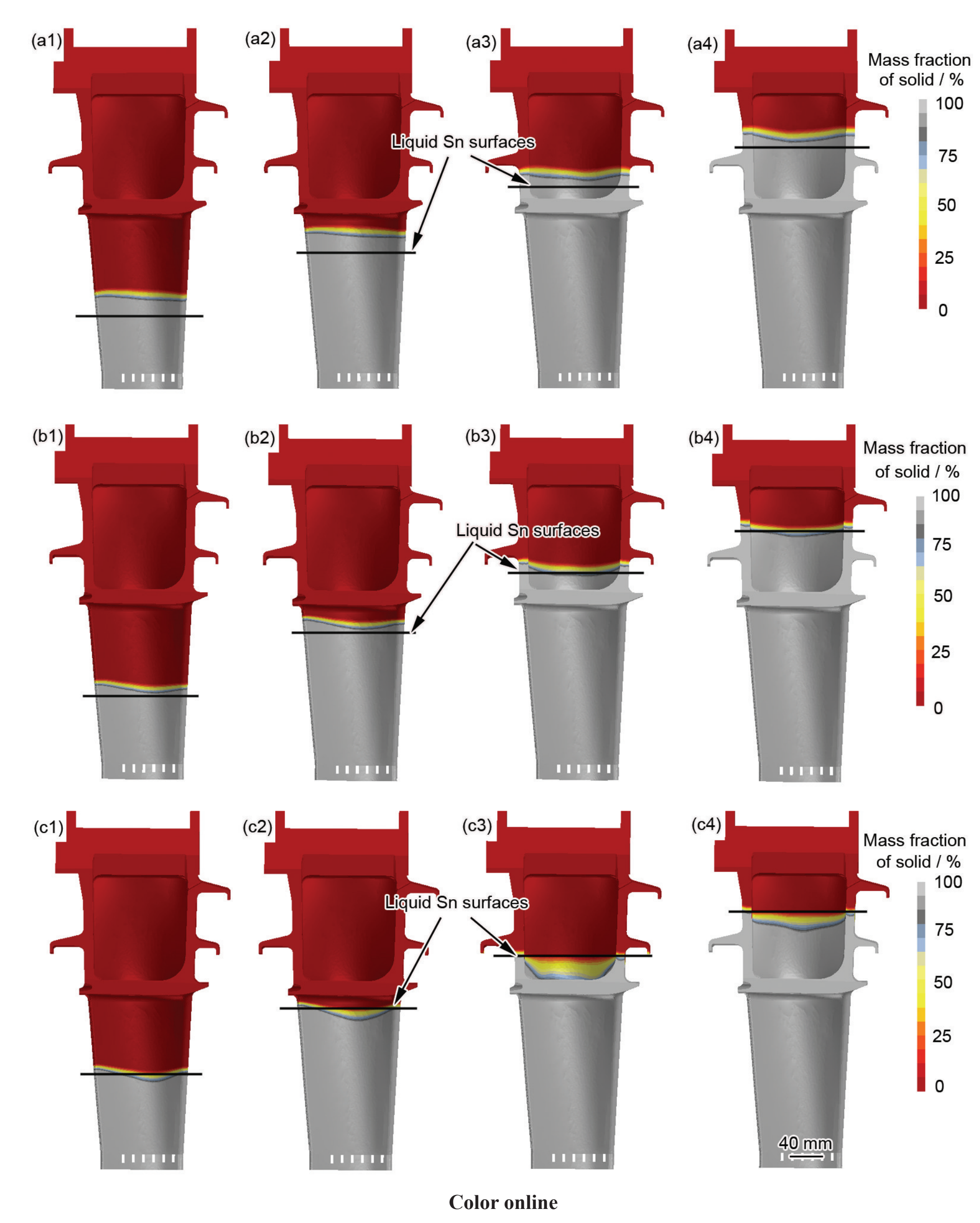


图1 叶片网格划分以及部分内腔示意图

Fig.1 Schematics of meshcast (a) and partial inner structure at dovetail (b) and airfoil (c) of blade



Color online

图2 不同抽拉速率时固/液界面的形态

Fig.2 Solidus/liquidus (S/L) interface shapes at 110 mm (a1, b1, c1), 180 mm (a2, b2, c2), 240 mm (a3, b3, c3) and 280 mm (a4, b4, c4) from the starter with withdrawal velocities V_1 (a1~a4), V_3 (b1~b4) and V_4 (c1~c4)

叶片晶粒组织的生长. 抽拉速率为V_4时, 叶片整个凝固过程中固液界面弯曲严重, 会导致晶粒组织收敛生长, 晶粒的择优取向偏离抽拉方向角度很大, 并且固液界面形状受叶身形状的影响很大, 叶片尾缘处壁厚很小, 凝固界面最高; 叶身壁厚最大处(叶形曲率最大处), 凝固界面最低. 由于叶片的榫头处壁厚明显大于叶身的壁厚, 因此当抽拉速率很高, 凝固界面到达榫头位置时, 糊状区明显变宽, 温度梯度显著降低, 并且整个界面位于Sn液面以下, 非常不利于定向组织的生长, 也容易导致杂晶的形核.

由于LMC技术采用液态金属锡的热传导代替了HRS工艺后期的热辐射, 极大地提高了温度梯度与冷却速率, 但在制备大尺寸叶片过程中, 抽拉速率不当时容易出现凝固界面的弯曲, 产生横向温度梯度(G_L), 此时温度梯度G主要由横向温度梯度G_L以及纵向温度梯度G_A组成, 定义温度梯度角θ=arctan(G_L/G_A), 其示意图如图3所示. 由于横向温度梯度不利于定向柱晶的生长, 所以不能仅根据温度梯度G的大小来制定定向凝固工艺. 考察G_A以及θ的大小, 可更准确的定量优化LMC工艺参数, 本工作中主要研究了抽拉速率对G_A的影响, 计算得到了不同位置最大纵向温度梯度的抽拉速率. Miller[22]的

研究成果也表明, 通过固液界面弯曲角以及纵向温度梯度可以更好的衡量工艺参数的优劣.

不同抽拉速率下叶片的纵向温度梯度分布如图4所示. 由图可知, LMC工艺下大尺寸叶片的平均温度梯度为60 ℃/cm, 高于文献[23]报道的HRS工艺下类似厚度铸件的平均温度梯度(20 ℃/cm). 同时从图中还可以看出, 随着抽拉速率的降低, 叶片各处的纵向温度梯度变化规律并不一致, 叶身前缘以及尾缘处由于壁厚很薄, 温度梯度随抽拉速率降低而减小, 由大于100 ℃/cm降至约65 ℃/cm; 而叶身中间部分的温度梯度则经历了先升高再降低的过程.

叶片中心线不同高度横截面表面处纵向温度梯度随抽拉速率的变化如图5所示. 可以看出, 由于

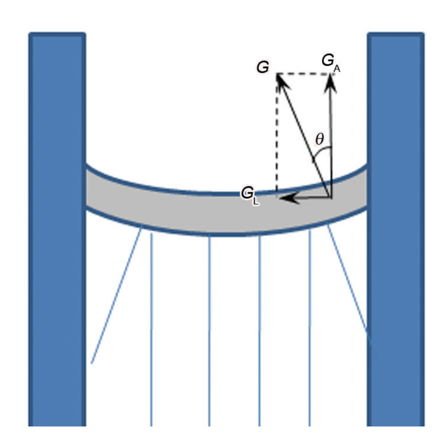


图3 弯曲凝固界面的温度梯度示意图

Fig.3 Schematic of decomposition of temperature gradient G into lateral temperature gradient G_L and axial temperature gradient G_A at concave S/L interface of blade

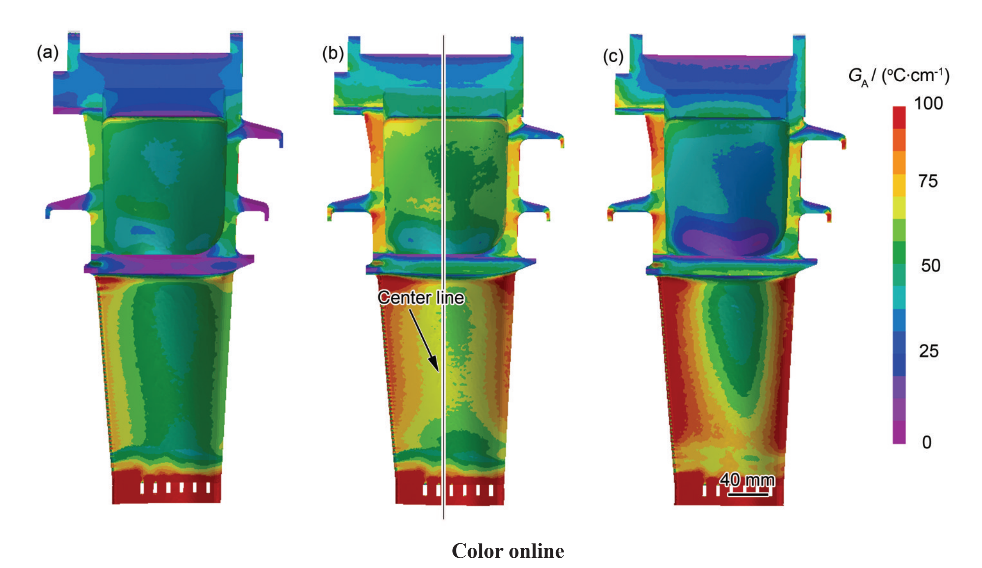
叶片的形状尺寸效应, 不同位置达到最大纵向温度梯度时的抽拉速率并不相同. 随着抽拉速率的增加, 纵向温度梯度呈现先增大后减小的趋势, 存在获得最大纵向温度梯度的最佳抽拉速率.

计算的叶片不同抽拉速率下的凝固速率如图6所示. 可以看出, 叶片不同位置的凝固速率随抽拉速率的增加而增加. 当抽拉速率很低(抽拉速率为V_1)时, 凝固速率接近抽拉速率, 随凝固的进行, 固液界面位置的变化很小; 随抽拉速率的增加, 凝固速率逐渐偏离抽拉速率. 叶片240和360 mm处的截面位于榫头处, 壁厚很大, 凝固界面位于Sn液面以下, 即使抽拉速率增加也不能获得更高的凝固速率.

由于LMC工艺采用了液态金属Sn作为冷却介质, 定向凝固过程中铸件的热量始终依靠液态金属Sn的热传导被带走. 由图7可知, 随着抽拉速率的降低, 冷却速率降低. 在整个抽拉速率范围内, LMC工艺下的冷却速率为0.11~2.00 ℃/s, 远高于文献[24]报道的HRS工艺下相同尺寸铸件的冷却速率(0.05~0.10 ℃/s). 在叶片前缘、尾缘由于壁厚较小, 因而获得了更高的冷却速率.

重燃叶片在缘板处存在很大的横截面积突变, 计算发现在叶片缘板横截面突变处极易产生杂晶. 当抽拉速率为V_4时, 在叶片缘板处产生了大量的新晶粒形核, 在后续的凝固过程中, 晶粒逐渐长大, 甚至阻碍了原始晶粒的生长, 在叶根部位造成断晶缺陷. 随着抽拉速率的降低(V_2), 新晶粒形核的数量逐渐减少, 在后续的生长过程中没有阻碍原始晶粒向榫头的生长, 如图8所示.

通过上述数值模拟可综合优化重型燃机叶片



Color online

图4 不同抽拉速率下叶片纵向温度梯度分布

Fig.4 Distribution of G_A of blade at withdrawal velocities V_1 (a), V_3 (b) and V_5 (c)

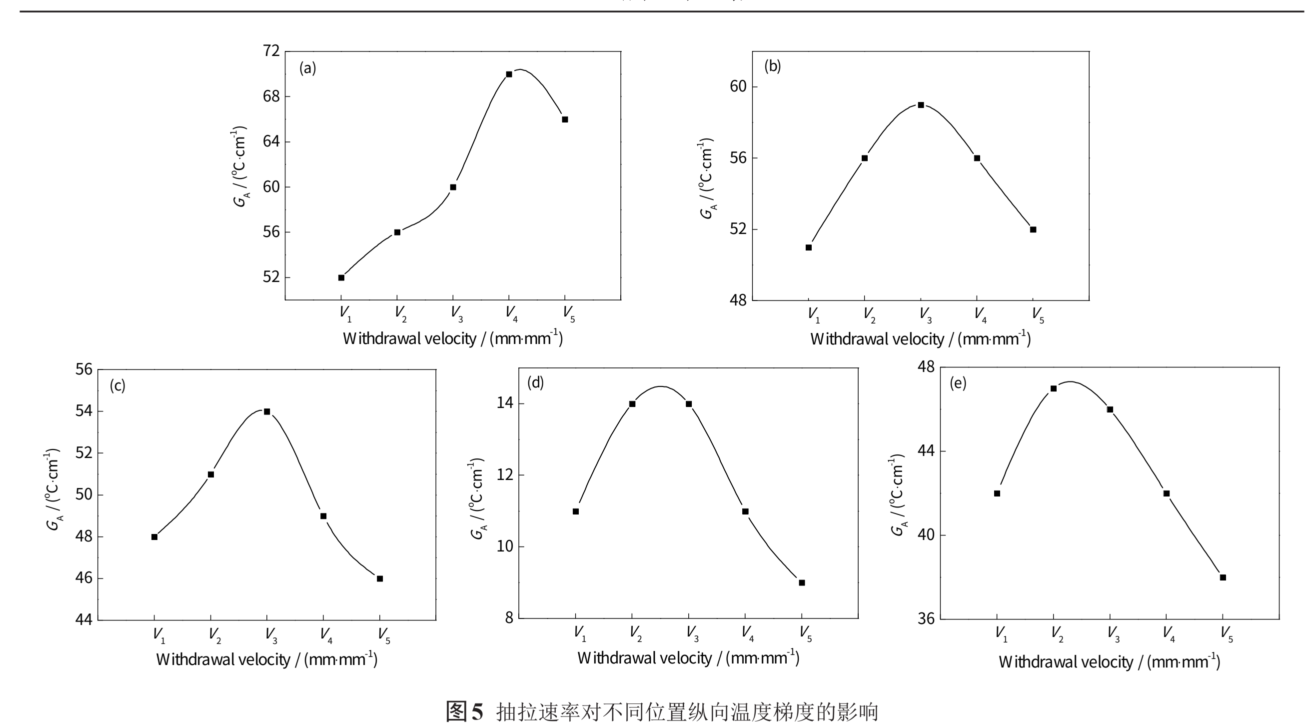


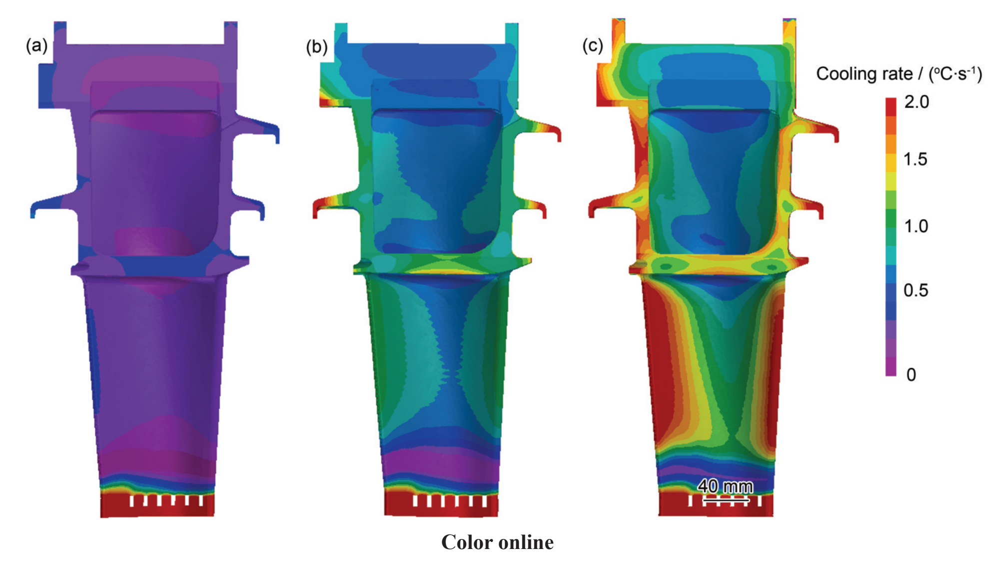
图 5 抽拉速率对不同位置纵向温度梯度的影响

Fig.5 Variations of G_A with different withdrawal velocities (V_1~V_5) at 70 mm (a), 140 mm (b), 210 mm (c), 260 mm (d) and 360 mm (e) close to the starter of blade

80 mm
160 mm
240 mm
320 mm
R / (mm·s^{-1})
V_1 V_2 V_3 V_4 V_5
Withdrawal velocity / (mm·min^{-1})

图 6 叶片不同位置不同抽拉速率下的凝固速率变化

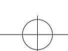
Fig.6 Variations of solidification rate (R) with withdrawal rates at different parts of blade



Color online

图 7 抽拉速率对冷却速率的影响

Fig.7 Effects of withdrawal velocities of V_1 (a), V_3 (b) and V_5 (c) on cooling rate



的定向凝固工艺参数, 获得高质量的大型定向结晶叶片. 工艺优化后的叶片晶粒组织模拟结果以及实验制备的叶片如图9所示. 可以看出, 定向结晶叶片晶粒组织生长平直, 晶粒尺寸均匀, 晶粒宽度与

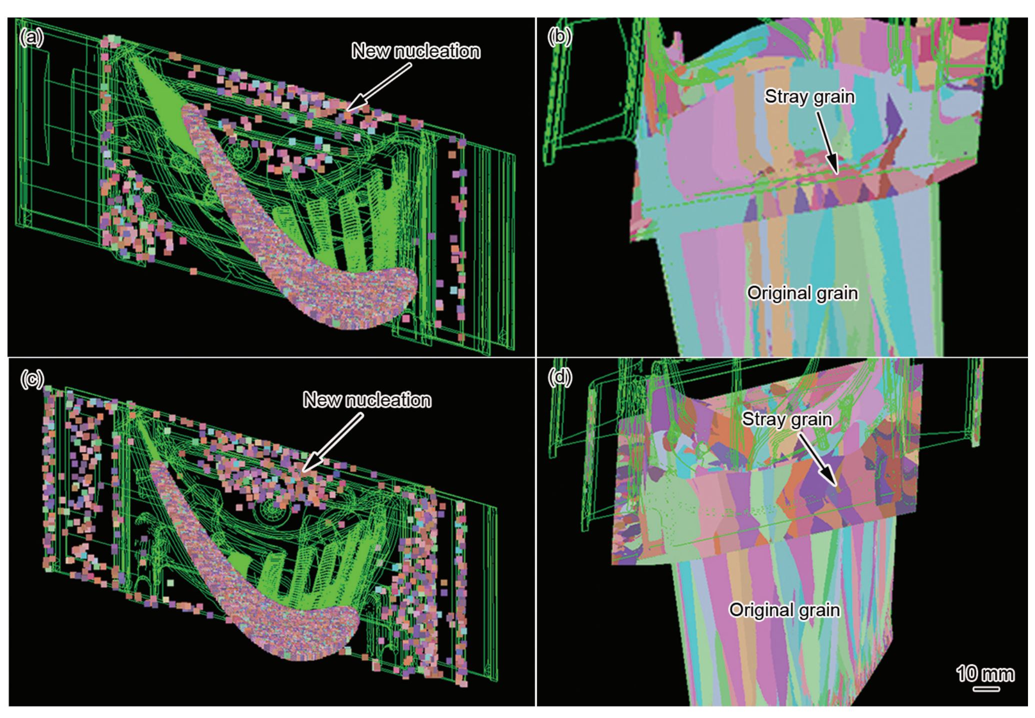


图8 不同抽拉速率下叶片晶粒组织形貌

Fig.8 Simulated macrostructures of blade at withdrawal velocities of V_2 (a, b) and V_4 (c, d) with new nucleation formation (a, c) and original grain unblocked (b) and blocked (d) by stray grains

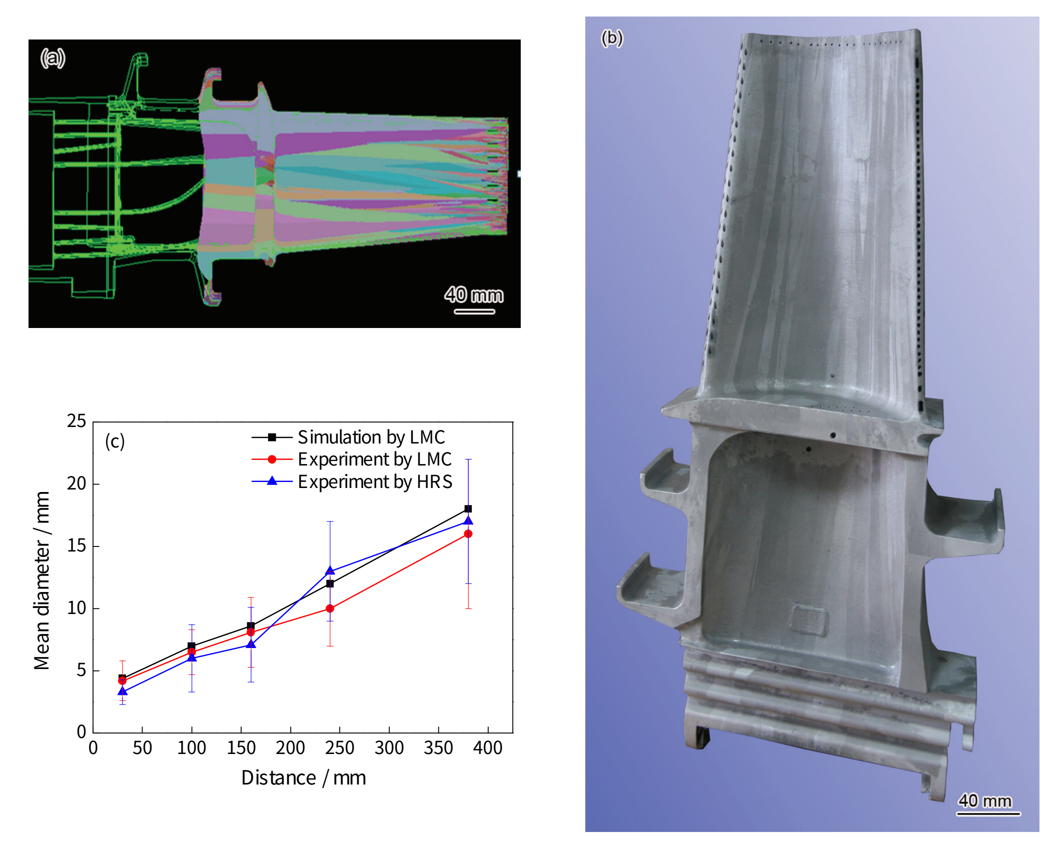


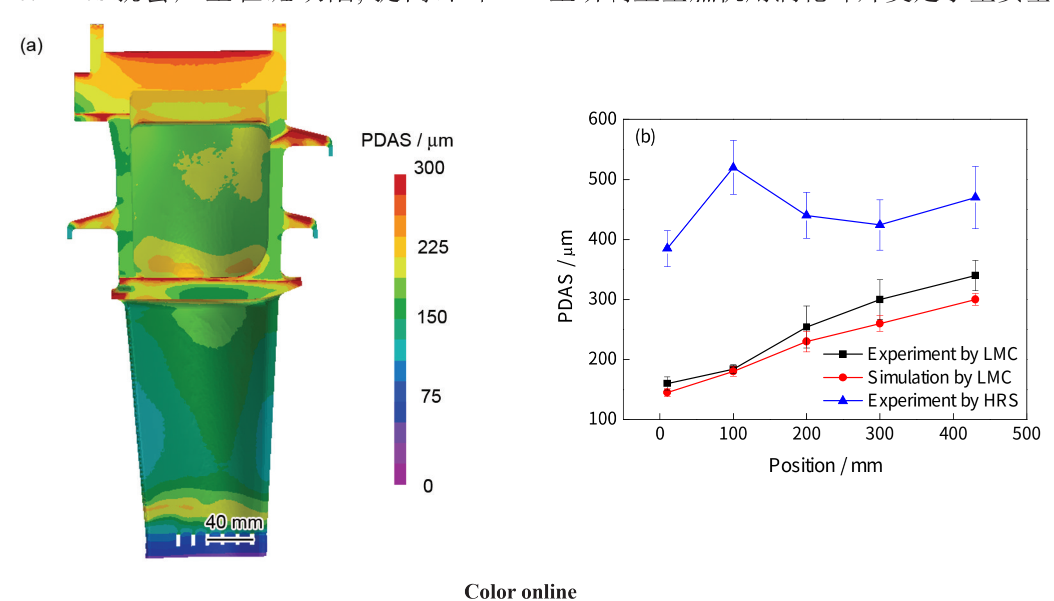
图9 工艺优化后实验与模拟叶片的宏观组织以及平均晶粒直径对比

Fig.9 Simulated (a), experimental (b) macrostructures and comparison of mean diameters of grains via LMC and HRS (c) of blade (LMC—liquid metal cooling, HRS—high rate solidification)

HRS 工艺制备的典型重燃叶片尺寸相当[24], 模拟与实验结果吻合良好.

根据计算的纵向温度梯度以及凝固速率, 计算了重燃叶片的一次枝晶间距, 结果如图 10 所示, 模拟与实验获得的一次枝晶间距数据均表明 LMC 工艺下, 一次枝晶间距在 180~300 μm 之间, 明显小于 HRS 工艺制备的重燃叶片的一次枝晶间距(380~550 μm)[24]. 另外由于 LMC 极大地提高了冷却速率, 因而避免了雀斑等缺陷的产生. Pollock 和 Murphy[25]的研究结果表明, 固液界面前沿液相中的不稳定对流是产生雀斑的主要原因, 当冷却速率<0.1 ℃/s 就会产生雀斑缺陷, 提高冷却速率就会减少或者消除雀斑. 由计算结果可知在 LMC 工艺下, 通过选择合适的抽拉速率, 即使在壁厚最大的榫齿以及延伸段处, 冷却速率仍然可以达到 0.4 ℃/s, 可以有效的避免雀斑的产生. 按照优化后的工艺参数, 在实验制备的重燃叶片中也没有观察到雀斑缺陷, 与模拟结果吻合. 而 HRS 工艺下的重燃叶片在延伸段则观察到了大量的雀斑, 如图 11 所示.

目前, 通过利用 LMC 工艺制备的重型燃机定向结晶空心涡轮叶片已经顺利通过设计的 500 cyc 超服役条件热冲击考核, 在国内尚属首次, 为我国自主研制重型燃机用涡轮叶片奠定了坚实基础.



Color online

图 10 工艺优化后模拟的叶片一次枝晶间距形貌及模拟与实验结果的对比

Fig.10 Simulated primary dendrite arm space (PDAS) morphology along blade (a) and comparison of PDAS via LMC and HRS (b)

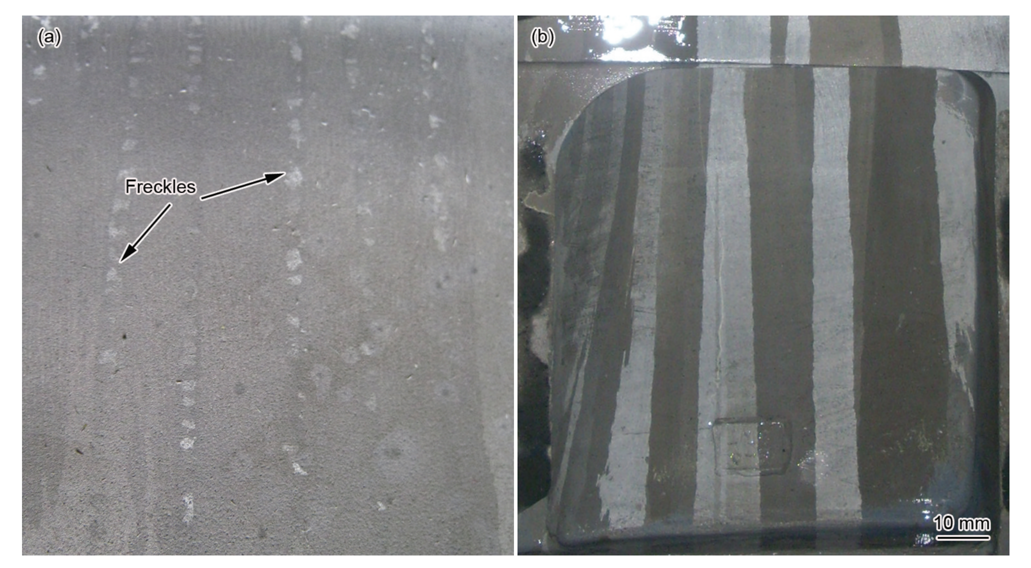


图 11 不同工艺下叶片表面缺陷对比

Fig.11 Comparison of defects on the surface of blades via HRS (a) and LMC (b)



3 结论

(1) 通过计算不同抽拉速率下重型燃机叶片凝固过程的温度分布、纵向温度梯度以及冷却速率等温度参数, 得到了最大纵向温度梯度所对应的抽拉速率, 通过最大纵向温度梯度可以有效的评价定向凝固参数.

(2) 通过优化工艺参数, 避免了杂晶对晶粒生长延续性的影响.

(3) 计算了凝固后的晶粒组织与一次枝晶间距, 模拟结果与实验结果吻合.

(4) 通过该数值模型为大型复杂形状叶片的定向凝固工艺优化提供了一种有效手段.

(5) 通过LMC工艺成功制备出重型燃机定向结晶空心叶片, 细化了树枝晶组织, 消除了雀斑等缺陷.

参考文献

[1] Zhang J, Shen J, Lu Y Z, Lou L H. *Acta Metall Sin*, 2010; 46: 1322
(张 健, 申 健, 卢玉章, 楼琅洪. 金属学报, 2010; 46: 1322)

[2] Seth B B. In: Pollock T M, Kissinger R D, Bowman R R, Green K A, Mclean M, Olson S, Schirra J J eds., *Superalloys 2000*, Warrendale, PA: TMS, 2000: 3

[3] Liu G, Liu L, Zhao X B, Zhang W G, Jin T, Zhang J, Fu H Z. *Acta Metall Sin*, 2010; 46: 77
(刘 刚, 刘 林, 赵新宝, 张卫国, 金 涛, 张 军, 傅恒志. 金属学报, 2010; 46: 77)

[4] Cui K, Xu Q Y, Yu J, Liu B C, Kimatsuka A, Kuroki Y, Yokoyama F. *Acta Metall Sin*, 2007; 43: 465
(崔 锴, 许庆彦, 于 靖, 柳百成, 木间塚明彦, 黑木康德, 横山文彦. 金属学报, 2007; 43: 465)

[5] Pan D, Xu Q Y, Yu J, Liu B C, Li J R, Yuan H L, Jin H P. *Int J Cast Met Res*, 2008; 21: 308

[6] Konter M, Thumann M. *J Mater Proc Technol*, 2001; 117: 386

[7] Pan D, Xu Q Y, Liu B C. *Chin J Nonferrous Met*, 2010; 20: 329
(潘 冬, 许庆彦, 柳百成. 中国有色金属学报, 2010; 20: 329)

[8] Kablov E N. *Acta Metall Sin (Engl Lett)*, 1996; 9: 433

[9] Rzyankina E, Szeliga D, Mahomed N, Nowotnik A. *Appl Mech Mater*, 2013; 372: 54

[10] Lohmueller A, Esser W, Grossmann J, Hoerdler M, Preuhs J, Singer R F. In: Pollock T M, Kissinger R D, Bowman R R, Green K A, Mclean M, lson S, Schirra J J eds., *Superalloys 2000*, Warrendale, PA: TMS, 2000: 181

[11] Giamei A F, Tschinkel J G. *Metall Mater Trans*, 1976; 7: 1427

[12] Elliott A J, Pollock T M. *Metall Mater Trans*, 2007; 38A: 871

[13] Zhang J, Lou L H. *J Mater Sci Technol*, 2007; 23: 289

[14] Kermanpur A, Varhram N, Davami P, Rappaz M. *Metall Mater Trans*, 2000; 31B: 1293

[15] Elliott A J, Tin S, King W T. *Metall Mater Trans*, 2004; 35A: 3221

[16] Brundidge C L, Vandraskek D, Wang B, Pollock T M. *Metall Mater Trans*, 2012; 43A: 965

[17] Miller J D, Pollock T M. *Metall Mater Trans*, 2012; 43A: 2414

[18] Lu Y Z. *Master Thesis*, Institute of Metal Research, Chinese Academy of Sciences, Shenyang, 2009
(卢玉章. 中国科学院金属研究所硕士学位论文, 沈阳, 2009)

[19] Lu Y Z, Wang D W, Zhang J, Lou L H. *Foundry*, 2009; 58: 245
(卢玉章, 王大伟, 张 健, 楼琅洪. 铸造, 2009; 58: 245)

[20] Hunt J D. *Solidification and Casting of Metals*. London: The Metals Society, 1979: 3

[21] Kurz W, Fisher D J. *Acta Metall*, 1981; 29: 11

[22] Miller J D. *PhD Dissertation*, University of Michigan, 2011

[23] Elliott A J. *PhD Dissertation*, University of Michigan, 2004

[24] Jiang X W. *Master Thesis*, Institute of Metal Research, Chinese Academy of Sciences, Shenyang, 2012
(姜祥伟. 中国科学院金属研究所硕士学位论文, 沈阳, 2012)

[25] Pollock T M, Murphy W H. *Metall Mater Trans*, 1996; 27A: 1081

(责任编辑:罗艳芬)

